

Optimisation du nombre de spires et des angles de commande d'un moteur à réluctance à double saillance pour application de traction électrique

M. Rekik^{1,3}, M. Besbes¹, C. Marchand¹, B. Multon², S. Loudot³ et D. Lhotellier³

¹ LGEP/ SPEE Labs, SUPELEC
11, rue Joliot Curie, Plateau de Moulon
91192 Gif sur Yvette CEDEX

² SATIE/ SPEE Labs, ENS Cachan
Campus de Ker Lann
35170 BRUZ.

³ RENAULT Technocentre
1, avenue du Golf
78288 Guyancourt

Résumé :

Dans le but d'optimiser les performances de l'ensemble machine à réluctance variable et son convertisseur nous traitons simultanément dans cet article, l'aspect dimensionnement de la machine en étudiant l'influence du nombre de spires et l'aspect commande du convertisseur statique en proposant une optimisation des angles de commande. Nous mettrons en évidence ces deux aspects en exposant les résultats de simulations.

1- Introduction :

La famille des Machines à Réluctance Variable à Double Saillance (MRVDS) offre aujourd'hui des caractéristiques intéressantes, tant sur le plan de coût de fabrication que sur celui des performances. Les domaines d'applications de ces moteurs vont des entraînements économiques de grande diffusion (électroménager) aux entraînements à haute performance (aéronautique, systèmes embarqués [1]). Les raisons de cet intérêt sont les suivantes : la construction du moteur est simple et la structure est robuste. En effet, comme le stator, le rotor à pôles saillants, est constitué d'un empilage de tôles identiques (Fig.1). Il ne comporte ni conducteurs électriques ni aimants, ce qui lui confère une possibilité de travail en ambiances extrêmes (hautes et basses températures) et présente l'avantage de pouvoir tourner à des vitesses de rotation très élevées. En outre, s'il est bien conçu et bien piloté, ce moteur permet un bon fonctionnement en régime de défluxage, particulièrement intéressant en traction électrique.

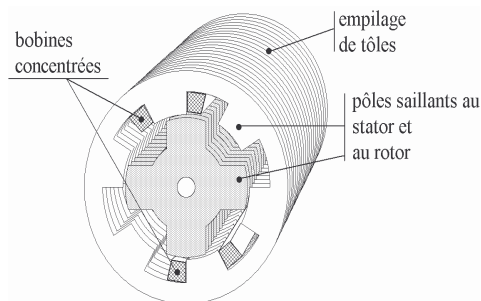


Fig.1. Structure d'une MRVDS

Dans ce document nous allons traiter d'une part, l'aspect dimensionnement en optimisant le nombre de spires par

phase et d'autre part, l'aspect commande en optimisant les angles de pilotage.

Pour ce faire, nous utilisons un logiciel, réalisé dans le cadre d'une collaboration entre Renault, le LGEP et SATIE, d'aide au dimensionnement des Machines à Réluctance Variable à Double Saillance et de leur convertisseur électronique [2].

2- Caractéristiques de la machine

La machine sur laquelle nous travaillons est une machine triphasée à réluctance variable à double saillance possédant 12 dents au stator et 8 dents au rotor et ayant les caractéristiques suivantes :

Diamètre extérieur	: 180 mm
Longueur active	: 180 mm
Epaisseur entrefer	: 0,4 mm
Nombre de spires par pôle	: 48
Type de couplage (pôles/phase)	: parallèle
Résistance de phase	: 0,066 Ω

Tous les résultats exposés ultérieurement concernent la machine que nous venons de décrire.

La figure 2 définit les angles électriques de commande de la machine à réluctance variable :

- Ψ , appelé angle d'amorçage, correspond à l'instant du début de magnétisation de la phase. Il est référencé par rapport à la position d'opposition.
- θ_p , appelé angle de conduction, correspond à la durée de magnétisation de la phase.

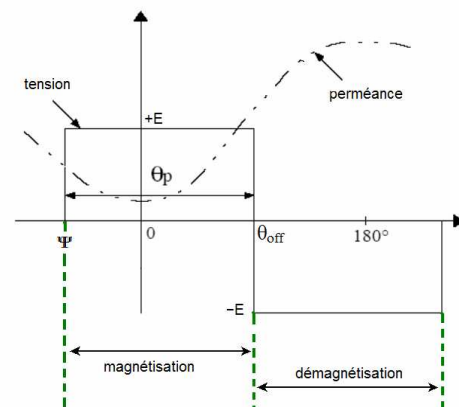


Fig.2. définition des angles de commande

Classiquement, on utilise deux modes d'alimentation de la machine :

- À basse vitesse, la force contre électromotrice (f_{cem}) est suffisamment faible pour qu'on limite le courant par découpage de la tension d'alimentation. Les quasi-crêteaux ainsi obtenus sont appliqués durant la croissance de l'inductance si l'on veut un fonctionnement en mode moteur et durant la phase décroissante de l'inductance si l'on veut un fonctionnement en mode générateur. Le réglage du point de fonctionnement s'effectue par action sur l'amplitude du courant mais également sur les angles de commande.
- À vitesse élevée, la f_{cem} peut dépasser la tension d'alimentation. Seule une diminution du nombre de spires permettrait d'imposer les quasi-crêteaux de courant (comme dans le cas des basses vitesses). Cependant, cette option, à ampères-tours requis dans la machine pour obtenir le couple souhaité, entraînerait un surdimensionnement en courant du convertisseur. C'est la raison pour laquelle, afin de ne pas pénaliser le coût de l'électronique de puissance, on préfère appliquer des crêteaux complets de tension; on parle donc de commande en pleine onde de tension. Ce mode de commande présente également l'avantage de minimiser la fréquence de découpage et donc les pertes de commutation. Ainsi, ce mode d'alimentation est généralement retenu dans la zone des moyennes à hautes vitesses. Le réglage du point de fonctionnement s'effectue uniquement par action sur les angles de commande.

Les performances maximales instantanées hors considérations thermiques de la machine sont connues dès lors que l'on connaît les valeurs maximales du couple et la puissance qu'elle peut fournir. Ainsi, pour caractériser la machine étudiée, nous avons tracé la courbe enveloppe (Fig.3) qui présente le couple maximal et la puissance maximale en fonction de la vitesse. Elle est obtenue en magnétisant le plus longtemps possible une phase de la machine, tout en assurant sa démagnétisation complète, et en optimisant l'angle d'amorçage Ψ . En d'autres termes, on fixe θ_p à 180° électriques (durée maximale de magnétisation) et on cherche Ψ pour obtenir le maximum de couple.

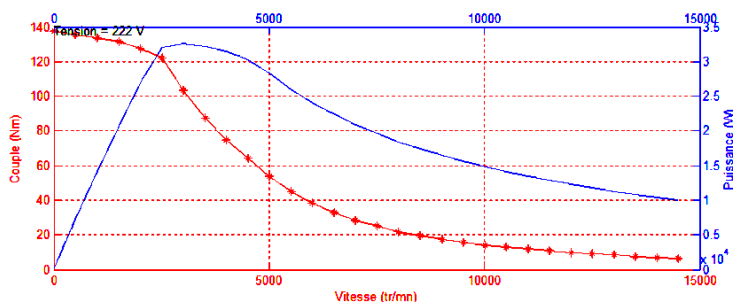


Fig.3. Courbe enveloppe de la MRV 12/8 de référence

3- Influence du nombre de spires

Le choix du nombre de spires est crucial dès que l'on souhaite une large plage de fonctionnement à couple important. C'est à dire un couple électromagnétique élevé avec un rapport de défluxage élevé (rapport de la vitesse maximale par la vitesse de base typiquement supérieur à 5). La figure 4 met en évidence le compromis entre couple à basse vitesse et puissance à haut régime. Le gain en couple à basses vitesses est obtenu avec un nombre de spires élevé et à courant constant. En revanche, pour les vitesses élevées, le fait de réduire le nombre de spires a pour conséquence de réduire la force contre-électromotrice et permet donc une augmentation de la puissance tout en respectant les contraintes liées à la tension d'alimentation (Fig.5).

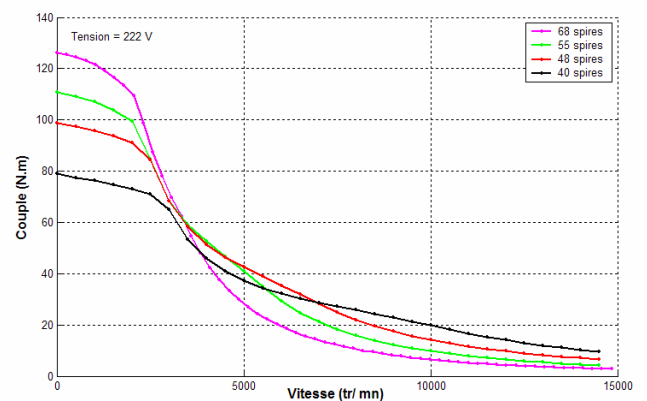


Fig.4. Courbe enveloppe de couple en fonction de la vitesse pour différents nombres de spires

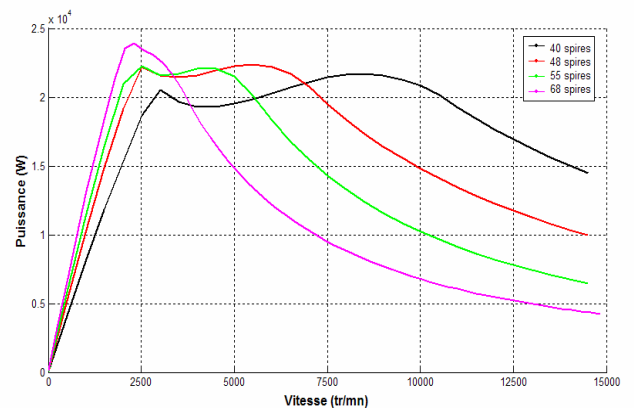


Fig.5. Courbe enveloppe de puissance en fonction de la vitesse pour différents nombres de spires

4- Optimisation des paramètres de commande

Pour la commande de la machine, les deux modes d'alimentation seront étudiés par ordre de simplicité :

- Les hautes vitesses où les paramètres de commande sont les angles de début de magnétisation Ψ , de durée de magnétisation θ_p .
- les basses vitesses où les paramètres de commande sont les deux angles Ψ et θ_p et le niveau de limitation du courant crête I_{ref} .

Dans ces deux cas, la tension du bus continu est maintenue constante.

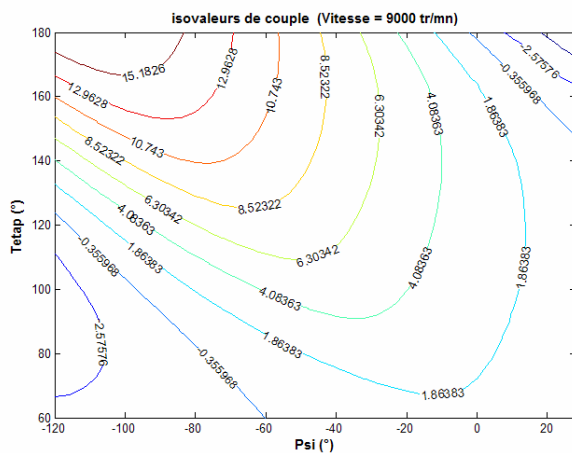
□ Cas des vitesses élevées

A vitesse élevée, la machine est alimentée en pleine onde de tension, les paramètres de commande de la machine se limitent donc aux angles (Ψ et θ_p). Ces angles peuvent être optimisés suivant différents critères [3], [5] : réduire les ondulations de couple, maximiser le rendement...

Le critère retenu dans notre étude consiste à obtenir le rendement de la machine le plus élevé.

Afin de réduire le temps de calcul, la méthode d'optimisation utilisée est basée sur une étude paramétrique qui consiste à couvrir, pour une vitesse donnée, toute la surface (Ψ , θ_p) en faisant varier θ_p de 40° à 180° et faire varier Ψ de -120° à 20° . Ainsi, pour chaque point de fonctionnement caractérisé par une paire de valeurs (Ψ , θ_p), différentes valeurs caractéristiques seront relevées : le couple, le rendement, le courant efficace et les ondulations de couple...

A partir des isovaleurs de couple (Fig.6), on extrait celle d'un couple choisi. Celle-ci présente les paires (Ψ , θ_p) qui permettent de l'atteindre. Parmi ces paires, sera identifiée celle qui offre le maximum de rendement (Fig.7).



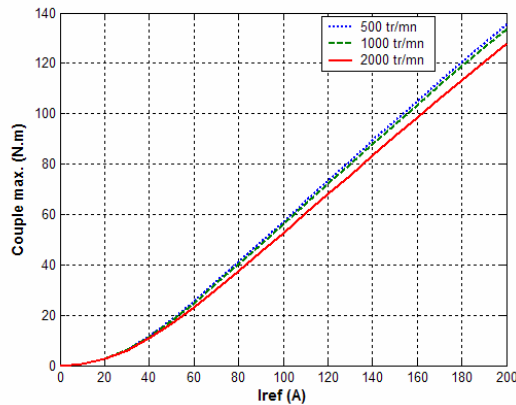


Fig.10. Allure du couple maximal théorique en fonction du courant de référence pour différentes vitesses

Ceci se traduira donc par un gain de temps non négligeable. Les intervalles de variation des angles de commande (Ψ et θ_p) seront ajustés au plus large afin d'assurer l'investigation de l'algorithme pour trouver le meilleur point de fonctionnement défini par la fonction "objectif". Celle-ci permet d'atteindre un couple choisi en minimisant les pertes totales :

$$F_{obj} = \alpha \left(\frac{C - C_{ref}}{C_{ref}} \right) + \beta \frac{P_t}{C_{ref} \cdot \Omega} \quad (1)$$

Avec :

C : couple de la machine

C_{ref} : couple référence à atteindre

Ω : vitesse de rotation de la machine

P_t : pertes totales de la machine

α et β : deux coefficients de pondération (ici, $\alpha = \beta = 0,5$)

Pour la vitesse de 500 tr/mn et un couple variant de 20 N.m à 120 N.m, les résultats obtenus sur les paramètres de commande sont exposés dans le tableau ci-dessous.

Couple (N.m)	Tetap (°)	Psi (°)	Iref (A)	Rend
120	117.2	29.7	200	0.693
100	116.1	34.5	171.7	0.717
80	109.2	35.8	144.8	0.74
60	99.9	39.8	120.7	0.758
40	91.9	43.5	94.3	0.77
20	76.2	44	68.1	0.771

Tableau 1. Exemple de table d'angles à basse vitesse (500tr/mn)

Comme pour les vitesses élevées, ces résultats montrent une monotonie dans les variations des différents paramètres en fonction du couple (Fig.11) et laisse présager une cartographie relativement lisse et donc facilement implantable dans un contrôle numérique.

Toutefois, pour des points de fonctionnement où l'angle θ_p est relativement faible, les ondulations de couple deviennent très importantes, ce qui est indésirable, car elles sont à l'origine des bruits et des vibrations.

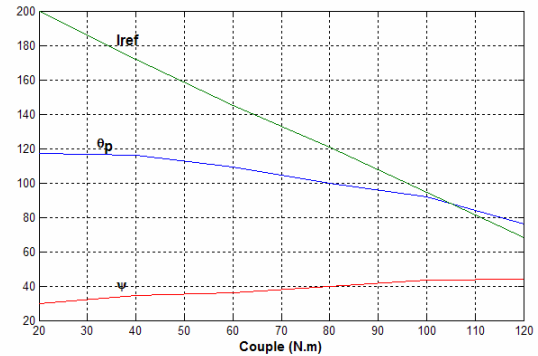


Fig.11. Allure des paramètres de commande optimisés en fonction du couple (mise en évidence de la monotonie)

Ainsi, et afin de prendre en compte ces ondulations de couple ΔC , la fonction objectif précédente a été modifiée en lui ajoutant un dernier terme affecté d'un coefficient γ :

$$F_{obj} = \alpha \left(\frac{C - C_{ref}}{C_{ref}} \right) + \beta \frac{P_t}{C_{ref} \cdot \Omega} + \gamma \frac{\Delta C}{C_{ref}} \quad (2)$$

Comme le montre le tableau 2, la modification de la fonction objectif a permis de réduire considérablement les ondulations de couple au détriment du rendement. Il faut donc trouver un compromis entre minimiser les ondulations de couple et maximiser le rendement. Ceci s'effectue par un réglage assez fin des coefficients α , β et γ .

Nous noterons malgré tout que le fait de tenir compte de ces ondulations, ce qui est à priori très important, risque d'être pénalisant dans l'obtention d'une table d'angle lisse (Tableau 2). Il est donc important d'ajouter, à la recherche des variables optimales de commande, un critère de continuité.

Couple (N.m)	Tetap (°)	Psi (°)	Iref (A)	Rend	Ondulations
80	109.2	35.8	144.8	0.74	120%
80	157	-6.6	127.9	0.708	18.9%
40	91.9	43.5	94.3	0.77	153%
40	180	-11.9	78.4	0.713	16%

Tableau 2. Comparaison des paramètres de commande à basse vitesse (500tr/mn) sans et avec prise compte des ondulations de couples

5- Conclusion

L'aspect dimensionnement de la machine associée à son convertisseur nécessite une analyse globale de l'influence des différentes caractéristiques géométriques ou de bobinage telles que le nombre de spires. L'aspect commande de la machine repose quant à lui sur une optimisation des angles de commandes pour les vitesses élevées auxquels se rajoute la consigne de courant à basses vitesses. Ces deux aspects doivent être abordés simultanément dans le but d'exploiter au mieux les performances de la machine notamment le compromis entre couple à bas régime et puissance à haute vitesse.

Dans ce travail et afin de réduire les complexités du problème, seules les influences du nombre de spires et des paramètres de commande ont été étudiées. Les déterminations de ces paramètres sont issues de procédures d'optimisation stochastique ou/et déterministe et paramétrique.

Plusieurs critères doivent être optimisés simultanément, le rendement et les ondulations de couple ont été évoqués, mais bien d'autres pourront être considérés et l'une des difficultés consiste à déterminer des compromis entre ces critères en tenant compte de la continuité des variables de commande. Ceci fait l'objet des travaux en cours.

Bibliographie

[1] S. A. Long, N.Schofield, D.Howe, M.Piron, M. McCelland, "Design of a Switched Reluctance Machine for Extended Speed Operation". Electric Machines and Drives Conference, 2003. IEMDC'03. IEEE International, 1-4 June 2003, vol.1, pp235 – 240,

[2] M. Besbes, B. Multon "MRVSIM Logiciel de simulation et d'aide à la conception de Machines à réluctance variable à double saillance à alimentation électronique". Dépôt APP CNRS en 2004, n°IDDN.FR.001.430010.000.S.C.2004.000.30645

[3] Miller T.J.E., .Electronic control of switched reluctance machines. Hardbound, ISBN: 0-7506-5073-7, 272 pages, publication date: 2001 Imprint: NEWNES

[4] B. Multon, F. Camus, E. Hoang, J.Y. Le Chenadec, J.C. Mouchoux « Possibilités du moteur à réluctance variable à double saillance pour la motorisation de véhicules électriques. Bilan des essais d'un prototype de 27 kW. », Journées Véhicule Électrique C-VELEC, Grenoble, 1-2 février 1995, p 6.

[5] J.M. Stephenson, W.F. Ray, Switched Reluctance Drives Limited, "Control of switched reluctance machines" EP 0 534 761 B 1 17.01.1996 Bulletin 1996/03